

論文 嵌合密度関数とラチスモデルによる骨材周り遷移帯の破壊に関する考察

佐藤 あゆみ^{*1}・山田 寛次^{*2}・石山 智^{*3}

要旨: 本研究では、粗骨材の噛み合いによるコンクリートの破壊エネルギー向上のメカニズムを明らかにする第一歩として、骨材周りの遷移帯の破壊に関するモデルを構築した。まず骨材周りの微細な凹凸を測定し、その定量化を行い、嵌合密度関数を提案した。また遷移帯をラチスにモデル化して強度と関連する強度指数を提案した。両者を併せたモデルにより、表面に微細な凹凸を持つ骨材付着試験体の破壊靱性試験結果の曲げ強度と破壊エネルギーが概ね評価できることが分かった。このモデルによって複雑な表面凹凸をもつ骨材の破壊エネルギーへの寄与を定量的に評価する糸口が捕まえられたと考えられる。

キーワード: 粗骨材, 破壊エネルギー, 強度, 遷移帯, モデル化

1. はじめに

1.1 研究背景

コンクリートはメゾレベル(中間レベル)¹⁾で見ればセメントペースト, 骨材, 遷移帯の三相からなる複合材料であり, 破壊はこれらの中で最も脆弱な遷移帯(以下, ITZ)を起点にして発生し, 徐々に周囲に進展していくことが知られている。従ってコンクリートの機械的性質を解明し, またその改善を図るためには, どのように ITZ の破壊が発生し, 進展するかの機構解明が必要である。そのような観点の多くの研究を礎にコンクリートの強度は著しく向上したが, 繊維を混入しないコンクリート自体の靱性向上は課題であり続けている。コンクリート自体で靱性向上を図ろうとした場合, 引抜き抵抗力となるだぼ効果²⁾の優れた粗骨材に注目するのは自然で, 以下に示す多くの研究がある。

1.2 既往の研究

(1) 骨材と破壊エネルギーに関する研究

橘高らは³⁾最大粒径 20mm で粗骨材の絶対容積一定の各種骨材を含むコンクリートに関して, 引張軟化曲線(以下, TSD)とひび割れ進展抵抗曲線を用いて骨材種類と破壊エネルギーとの関連を調べた。それによるとコンクリート供試体の仮想ひび割れ長さが小さい間は骨材が破壊しない限り骨材による差はないが, 破壊が進展すると骨材界面破壊の場合でも骨材による差が生じることを報告している。その理由として, 骨材界面の微細ひび割れの発生段階では差がないが, それが成長するときには, 骨材の表面性状やひび割れの伝播阻止, 偏向の効果により骨材の種類と形状とがエネルギー吸収に影響していると考察している。

また清水, 内田らは⁴⁾粗骨材量, 骨材粒度(粗骨材, 細

骨材)ならびに粗骨材部とモルタルとの付着特性を変えた調合のコンクリートの TSD を検討した。その結果, 骨材の最大粒径は TSD に影響するが, 粒度分布の違いは粗骨材, 細骨材ともに TSD に対しほとんど影響を及ぼさないと報告している。また粗骨材量および骨材表面の付着特性については, TSD への影響が大きいことを指摘している。同様な研究を行った石黒は⁵⁾最大粒径と単位粗骨材容積を一定にした川砂利, 砕石, 軽量骨材によるコンクリートの TSD を算出し, 砕石コンクリートの破壊エネルギーが最も大きく, その理由は骨材の噛み合い効果の影響であると考察している。

また単一の骨材を扱った研究では, 中村, 橘高ら⁶⁾がインクルージョンを配置した切欠梁の破壊靱性試験を行い, インクルージョンが破壊エネルギーに与える効果を調べ, インクルージョンの種類と表面処理によって大きな差があると報告している。同様な解析的研究では, 田嶋, 白井らが⁷⁾三次元粒子モデルを用いて界面や骨材の特性を変えたパラメトリックスタディを行い, 界面のリンク要素や骨材の特性値が破壊の局所化に影響し, コンクリートの破壊モード(モルタル破壊, 骨材破壊, 界面破壊)の違いに大きな影響を与えると報告している。

(2) 著者の研究

著者は 45MPa 級のコンクリートを対象に, 一体打ちや打継ぎ面を持つ梁型試験体に関して, 破壊靱性試験を行った後の破面を観察し, その破面に現れた特徴量と機械的性質(TSD, 強度, 破壊エネルギー)との関係を調査している。そこで判明したことは, 一体打ちでも打継ぎ面でも最終的に破面に現れる高さ分布の標準偏差⁸⁾, あるいは曲率半径の小さい部分の面積比⁹⁾と機械的性質, 特に破壊エネルギーには高い相関があるということであ

*1 秋田県立大学大学院 システム科学技術研究科 日本学術振興会特別研究員 修士(工学) (正会員)

*2 秋田県立大学 システム科学技術学部 建築環境システム学科教授 博士(工学) (正会員)

*3 秋田県立大学 システム科学技術学部 建築環境システム学科助教 博士(工学) (正会員)

る。それらの値は主に骨材によって定まると考えられ、既往の研究同様に骨材の重要性を述べるものである。

1.3 研究目的

以上述べたように、粗骨材の表面性状や形状、最大径、骨材量は破壊エネルギーに大きく影響することは間違いないと考えられる。しかし、既往の研究では骨材の噛み合いが有効な靱性向上のメカニズム^{3),5)}でありながら、骨材表面積に関係する粒度と破壊エネルギーには関係がない⁴⁾という一見矛盾した結果が出ている。

そこで本研究では骨材の粒度と破壊エネルギーとの関係を調べるための第一歩として、微視的な観察を元に骨材表面の凹凸を数値化して嵌合密度関数という新しい提案をすると共に、それを用いたモデルを構築した。また粗骨材にモルタルを接着した試験体の破壊靱性試験を行い、そのモデルの適合性について検討を行った。

表-1 材料物性値

記号	材料の特徴
C	普通ポルトランドセメント 密度：3.16g/cm ³
S	硬質砂岩砕砂 表乾密度：2.63g/cm ³ ，吸水率：1.25%
粗骨材	硬質砂岩砕石 表乾密度：2.68g/cm ³ ，吸水率：1.01%

表-3 粗骨材の付着試験結果と粗骨材表面の Sd

	Fb (MPa)	GF _(WOF) (N/m)	Sd (mm)
PL-1	6.07	42.00	-
PL-2	5.73	36.18	-
I-2	1.62	2.66	0.489
I-4	0.80	0.78	0.566
I-5	1.44	2.03	0.653
I-9	1.31	1.93	0.521
I-16	0.91	1.15	0.465
I-17	1.21	2.30	0.491
I-19	1.02	1.04	0.408
I-20	0.75	0.67	0.812
I-21	1.30	0.89	0.902
I-22	0.93	0.70	0.632
I-23	1.40	2.17	0.562
I-24	1.24	0.85	0.794
I-25	1.26	1.25	0.960
I-28	1.89	5.24	1.063
I-31	1.21	2.46	1.094

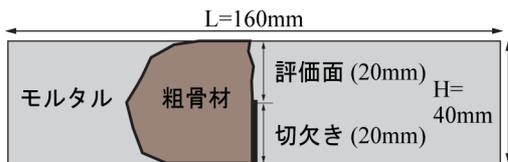


図-1 試験体の概要

2. 粗骨材の付着試験

2.1 試験体の作製

粗骨材の付着特性を調べるために、図-1に示すような試験体(Iシリーズ)を作製した。まず、粒径40~80mmの硬質砂岩砕石をダイヤモンドソーで切断し、微細な凹凸はもつが40mm角の範囲ではほぼ平坦な面を持つ骨材を選んだ。次に切欠きの代替として粗骨材にテープを貼り、型枠(40×40×160mm)に設置した。型枠と骨材との隙間には粘土を詰めて、モルタルを打設した。またモルタル一体打ち試験体 PL も作製した。使用した材料の物性値を表-1、モルタルの調合を表-2に示す。脱型後、材齢28日まで水中養生を行った。

2.2 破壊試験と骨材表面の三次元測定

材齢28日に3点曲げ試験を行った。曲げ試験では荷重とクリップゲージにより開口変位を測定した。曲げ試験で得られる力学特性値は曲げ強度(以下、Fb)とRILEM推奨¹⁰⁾の破壊エネルギー(以下、GF_(WOF))である。表-3に示すとおりFbが、0.75~1.89MPa、GF_(WOF)が0.7~5.2N/mであった。極めて脆弱な試験体で、各種のひび割れを既に内包しているため大きくばらつくと考えられる。なお、全部で32体の試験体を製作したが、脱型時や養生中に剥離するものがあり、最終的に評価できたのは15体であった。

また打設に先立ち、骨材の試験面を転写したレプリカを粘土によって作製し、非接触式の三次元測定機によって高さの測定を行った。その結果から解析した、切欠き面を基準にした高さ分布の標準偏差Sdを表-3に併記する。なお、標準偏差Sdはf(y)を確率密度関数とする結果を基に、一般に式(1)として求められる。

$$Var = \int_{-\infty}^{\infty} (y - \mu)^2 f(y) dy, \quad Sd = \sqrt{Var} \quad (1)$$

ここで Var : 分散, μ : 平均値である。

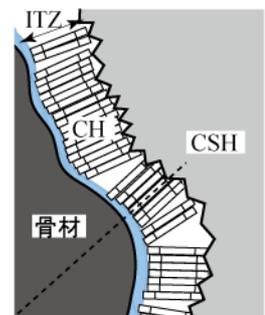
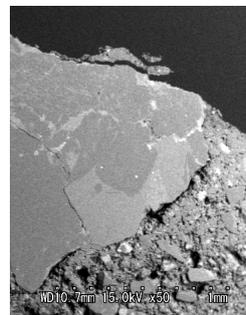
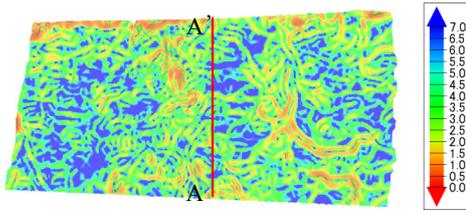


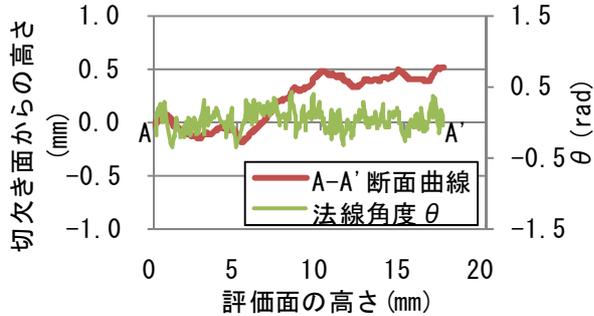
図-2 骨材近傍の反射電子像 図-3 遷移帯の組織モデル

表-2 調合表

W/C (%)	S/C (%)	質量 (kg/m ³)			フロー (cm)	空気量 (%)	密度 (g/cm ³)	弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	引張強度 (MPa)
		W	C	S						
50.0	225	299	598	1347	20×20	2.5	2.25	18.82	47.49	3.55



(a) 骨材の粘土レプリカ表面の曲率半径分布 (I-21)



(b) 粗骨材の断面曲線と法線角度 θ (I-21)

図-4 粗骨材の曲率半径と法線角度

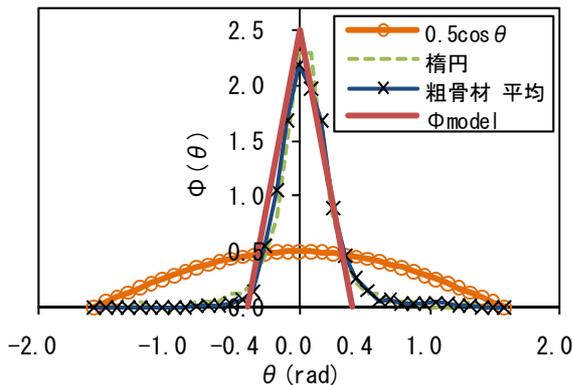


図-5 嵌合密度関数 $\Phi(\theta)$

3. 骨材周りの組織のモデル化と嵌合密度関数の提案

3.1 骨材周り遷移帯の組織のモデル

(1) 骨材周りの組織

図-2 はコンクリート破面の反射電子像による観察結果の一例であるが、破面近傍の骨材周囲には、破壊するまでに受けた応力により周囲の組織が緩んだと見られるものがあつた。その部分ではちょうど骨材から放射状に配列をしている ITZ があつたことが示唆される。もともと ITZ はポーラスな水酸化カルシウム(以下、CH)を主体とする水和物が粗骨材の場合には $25^{11)} \sim 50 \mu\text{m}^{12)}$ 程度、細骨材の場合には $35 \mu\text{m}$ まで程度¹²⁾の厚さで覆っていることが知られている。また ITZ 内の CH には方向性があることが知られている。つまり、骨材に接する $1 \sim 2 \mu\text{m}$ の薄い層の CH 層は結晶軸 c 軸が法線方向に向くが、その外のマッシュな CH 層は結晶軸 c 軸が接線方向を向き、ちょうど小羽立て状態になることが知られている

^{12),13)}。従つて応力を受けた骨材周りの ITZ 組織の放射状のゆるみ具合が反射電子像によって捉えられたと考えられる。

(2) 骨材周り遷移帯の組織モデル

以上の観察結果を基に図-3 のような組織モデルを考えた。骨材周りには微細な凹凸があり、一定の厚さの ITZ が取り巻いている。この ITZ が内側では骨材の凹凸と、外側では CSH を主体とするセメントペースト部分と、噛み合っている。また前述のように CH の結晶成長の方向性から考えて、組織は法線方向に多数の楕形の突っ張り棒が並んでいるとモデル化される。また骨材側の凹凸は CSH の凹凸と比べてはるかに粗いので、骨材側の噛み合いは緩いと判断される。さらに、骨材側の CH は法線方向が層間剥離を受ける方向になるので、この ITZ 組織は圧縮に比して法線方向の引張に弱いと推察される。また ITZ は純粋な CH だけで構成されているのではなく、バルク部を主に構成する数 μm の微細な CSH が混ざっている¹⁴⁾と考えられるため、圧縮アーチアクションを伴う剪断強度はある程度高いと推察される。

3.2 嵌合密度関数の提案

(1) 岡村、前川らのせん断伝達モデル

岡村、前川ら¹⁵⁾はひび割れた鉄筋コンクリート部材の破面同士がずれながら剪断力を伝達するときのモデル化を行い、良好な結果を得た。そのモデル化の一部でひび割れ微小面の法線角度の確率密度関数(接触密度関数 $\Omega(\theta)$)という関数を提案している。

(2) 骨材周りの嵌合密度関数

本研究のように骨材周りの力の伝達を考える場合には、コンクリートの破面を対象とした岡村、前川ら¹⁵⁾のモデルと違い、湾曲した骨材の全周に関する積分である点、および噛み合いは骨材と遷移帯の噛み合いである点が大きく異なっている。しかし、それ以外の点において接触密度関数 $\Omega(\theta)$ の考え方は、本研究の場合にも基本的に当てはまると考えられる。

反射電子像からも分かるように骨材の周りには微細な凹凸がある。これを嵌合と考えて定量化することにした。図-4 に示すように、粗骨材のレプリカの比較的平坦な部分を三次元計測して、その断面線に沿って投影長さ 0.1mm 毎に法線方向の角度を測定した。これを角度ごとのヒストグラムにして確率密度関数にまとめた。異なる 3 個の骨材からそれぞれ平坦な部分 5 カ所の平均を求めて全体を平均化したものが、図-5 中の粗骨材平均という曲線である。前川らは露出した骨材の全形を含むひび割れを測定していることもあり、分布をなだらかな凸形状で積分が簡単な関数($\Omega(\theta) = 0.5\cos\theta$)に近似している。しかし、この骨材に関する確率密度関数では θ が $0.4(\text{rad})$ を超える傾いた面は 5%以下であり、扁平な楕円(長径と

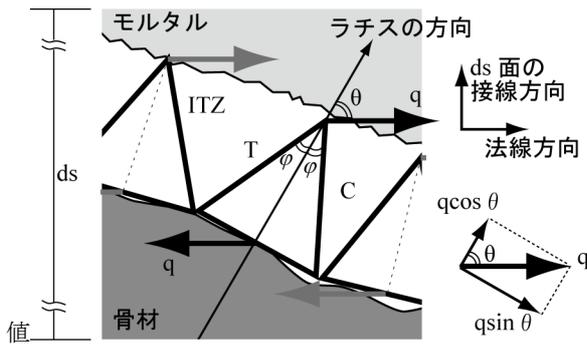


図-6 ITZのラチスモデルのイメージ

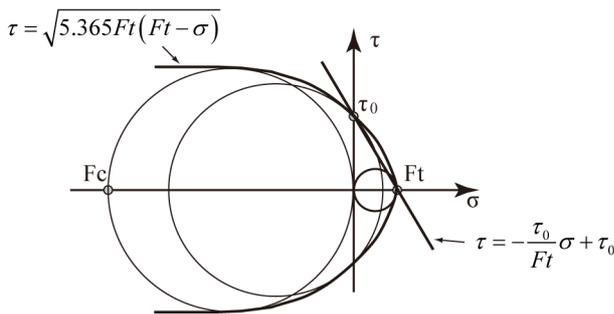


図-7 ITZの破壊基準

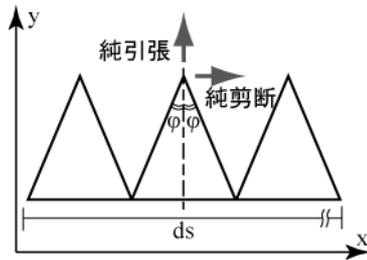


図-8 同一方向ラチスに対する純引張と純剪断応力

短径の比が 5)に近い傾きの分布を持つ。本研究では実測の近似関数を、嵌合密度関数(以下、 $\Phi(\theta)$)として表した。下式に示す著者らの $\Phi(\theta)$ は、 $0.4(\text{rad})$ を超える傾きを持つ部分がない関数とした。

$$\Phi(\theta) = -6.25\theta + 2.5 \quad 0 \leq \theta \leq 0.4(\text{rad}) \quad (2)$$

4. 遷移帯の応力伝達モデルの構築

4.1 遷移帯のラチスモデル

微細な凹凸を持つが全体的に平面と見なせる ITZ の区間 ds を考える。この ds 面の法線方向と力の加わる方向が一致している最も基本的な状況を考える。 ds 面の微細な凹凸にはそれぞれの微細な面の法線方向に CH 組織が生成しており、 ds 面の全体ではそれら CH の方向はばらばらな向きとなっている。

ここでは図-6 に示すような静定のラチスを考え、複数のラチスが区間 ds を構成する局所の構造モデルとした。組織が法線方向に卓越した方向性を持つことを満足し、

ds のさらに局所の傾きである $\Phi(\theta)$ が考慮でき、さらに剪断応力が、圧縮、引張応力の組み合わせで評価できるモデルである。 ds 部分ではこの局所ラチスが取り得る角度 θ について積分した分だけ力を伝達することになる。

図-6 に示すように局所のラチスを単位として、 q という力が働いたとき、これを一組のラチスの法線方向成分 ($q \cos \theta$) と接線方向成分 ($q \sin \theta$) に分け、ラチスの引張力 (以下、 T) を表すと式(3)、(4) となる。計算結果が負になったときに圧縮である。このラチスの破壊は、圧縮ではなく引張で破壊すると考えられるので、以降 T についてのみ考察する。モルタル側の剛体がラチスの頂点で同じ大きさと同方向で荷重 q を生じ、 ds の範囲内に複数のラチスが並んでおり、これらが均一に抵抗するモデルである。モルタル部分の剛性が ITZ に比して十分高いので、このような剛体並進モデルでも良いと考えた。

$$T = \frac{q}{2} \{ a \cos \theta + b \sin \theta \} \quad (3)$$

$$a = \frac{1}{\cos \varphi}, \quad b = \frac{1}{\sin \varphi} \quad (4)$$

4.2 遷移帯の破壊基準

(1) モールの応力円包絡線説を基にした ITZ の破壊基準

一般的にコンクリート系の材料は、剪断応力 τ と軸方向応力 σ の組み合わせ応力が一定値に達したとき破壊するとモデル化される場合が多い。本研究では、破壊の基準としては脆性材料で適合性の良いモールの応力円包絡線説に従うこととする。

図-7 に示すように y 軸を τ 、 x 軸を σ で表示すれば、モールの応力円包絡線説を表す式は式(5) となる。

$$\tau = \sqrt{5.365 F_t (F_t - \sigma)} \approx -\frac{\tau_0}{F_t} \sigma + \tau_0 \quad (5)$$

$$\tau_0 = 2.316 F_t \quad (6)$$

ここで係数 5.365 は放物線の広がり具合を示す値であるが、図-7 の F_c と F_t の比が 10 と仮定した際に得られる¹⁶⁾。また第一象限のみの範囲であれば、これを σ の一次式に簡略化しても大きな違いはないと考えられる。以上より ITZ の破壊基準は図-7 および式(5)、(6) のように表される。

(2) 破壊基準を満たすラチス形状

ここで、ITZ が引張強度(以下、 F_t)や純剪断強度(以下、 τ_0)に達して破壊するときのラチス要素の引張力 T を考える。図-8 のように ds 区間に n 個のラチスが存在し、

全て同一方向を向いている場合、この ds 区間で外部からの応力 F_t と τ_0 とが釣り合い、式(7)が成り立つ。また破壊するときの単ラチスにかかる引張荷重 q_t 、剪断荷重 q_s とラチスの引張力 T との関係は、式(3)の特別な場合である。 T が一定値 T_a で破壊するとすれば、純引張が作用する場合、純剪断が作用する場合、それぞれ式(9)のようになる。

$$\frac{1}{2}nq_t = \frac{1}{2}F_t ds, \quad \frac{1}{2}nq_s = \frac{1}{2}\tau_0 ds \quad (7)$$

$$\frac{1}{2}q_t = \frac{T_a}{a}, \quad \frac{1}{2}q_s = \frac{T_a}{b} \quad (8)$$

以上からそれぞれ下式が成り立つ。

$$\frac{1}{2}F_t ds = \frac{nT_a}{a}, \quad \frac{1}{2}\tau_0 ds = \frac{nT_a}{b} \quad (9)$$

これらを用いたとしても F_t と τ_0 の値は決められないが、両者の比によって a 、 b が定まる。つまり式(6)、(9)より $\tau_0/F_t = a/b = 2.316$ の時に、このラチスはモールの応力円包絡線説による破壊基準を満たす形状のラチスとなる。このことから図-6 中のラチスの頂角は $\varphi = 1.163$ (rad)、さらに式(4)より $a=2.523$ 、 $b=1.089$ である。

以上から、このようなラチスに生じる軸力と外力との関係は下記のようになる。

引張方向力で決まる場合： $T_a = 1.261q_t$

剪断方向力で決まる場合： $T_a = 0.545q_s$

つまり同値の荷重 q がかったときは、引張成分の強いラチスが先に壊れるであろう。

4.3 嵌合密度関数を持つ遷移帯の局部破壊指数

微小区間 ds に存在するラチスの発生力 T の合計である dR を下式のように定義する。破壊は引張で生じると仮定しているので、この区間の T の合計はその区間で破壊する可能性の大きさと関係があると考えられる。そこでこの dR を ITZ 局部破壊指数と定義する。この dR は以下のように計算される。

まず、図-5 で見たように嵌合密度関数は 0° を境に対称であったので、微細な凹凸の法線の角度 θ を $-\pi/2 \sim \pi/2$ まで考える代わりに $0 \sim \pi/2$ を考えて比較する。 dR は θ について、嵌合密度関数に基づき T を積分して求められ、式(10)として表される。なお、この区間での $\Phi(\theta)$ の積分値が 1.0 になるように嵌合密度関数を式(11)のように正規化して計算する。

$$dR = \int T \cdot \Phi(\theta) \cdot d\theta = \int_0^{\pi/2} \frac{q}{2} \{a \cos \theta + b \sin \theta\} \cdot \Phi(\theta) \cdot d\theta \quad (10)$$

$$\int_0^{\pi/2} \Phi(\theta) \cdot d\theta = 1.0 \quad (11)$$

5. 粗骨材の付着試験結果によるモデルの検討

5.1 四角錐骨材による ITZ 破壊指数

ITZ の局所的な破壊が dR によって支配されるとすれば、骨材の全表面積にわたる dR の合計 R は骨材全体の ITZ に関わる破壊確率と関係が深いと考えられる。また遷移帯の一部にマイクロクラックを含み既に破壊しているとすれば、この指標の逆数は強さに関係しているので、 R はそのひび割れ開始から全破壊までの過程の長さにも関連していると考えられ、エネルギー吸収の指標ともなる。この R を ITZ 破壊指数と定義する。以下に R について、図-9 に示すような四角錐型の骨材表面に存在する微小な突起を仮定して考察する。図-9 に示す四角錐では、 dR が働く ds 面が力の方向と異なるので、その角度 ω を考慮する必要がある。また T は θ と ω に関するので $T(\theta + \omega)$ と表すことにする。

$$dR = \int_0^{\pi/2} \frac{q}{2} \{a \cos(\theta + \omega) + b \sin(\theta + \omega)\} \cdot \Phi(\theta + \omega) \cdot d\theta \quad (12)$$

$$= q(0.370 \sin \omega + 1.317 \cos \omega)$$

但し、嵌合密度関数は $\Phi(\theta + \omega) = \Phi(\theta)$ つまり法線に対しての分布であり、 $0 \sim 0.4$ (rad)にのみで定義され、この区間で積分値が 1.0 になるように設定した。

表面積について積分を行うことで R は求められる。

$$R = \int dR \cdot 8l \cos \omega dl \quad (13)$$

$$= q(0.370 \sin \omega + 1.317 \cos \omega) \cdot 4l^2 \cos \omega$$

また表面積あたりの R を単位 ITZ 破壊指標(以下、 R_s)とする。本研究の四角錐では $dR = R_s$ である。

5.2 粗骨材の付着試験結果によるモデルの検証

本研究では、破面の高さの代表値を標準偏差 Sd (表-3)、底辺長さの半分 r を 1mm とした四角錐をモデルに前項の式を当てはめて R_s を計算した。底辺長さを 1mm に選んだ理由は、既往の研究⁹⁾により破面に現れる曲率半径が 1~3mm の割合と機械的性質との適合性が良かったためである。

実験結果と R_s との関係は図-10 の通りで、 R_s と F_b との間にはやや弱い相関(相関係数は 0.68)があり、 $GF_{(WOF)}$

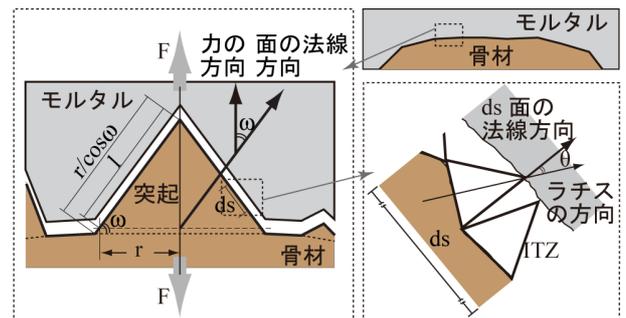


図-9 四角錐だぼ周りの ITZ 破壊

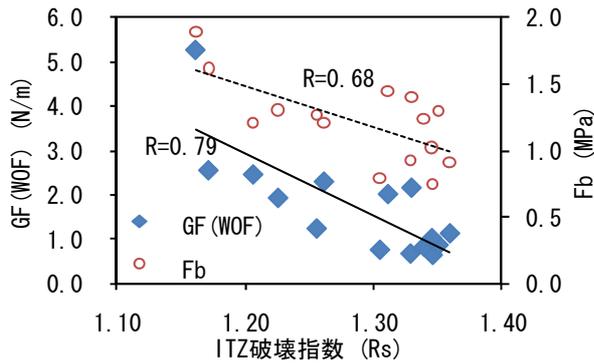


図-10 ITZ 破壊指数 (Rs) と Fb, GF_(WOF) との関係

との間には Fb より良い相関(相関係数は 0.79)があることが分かる。

特に Fb の相関係数が余り高くないが、その理由として、Fb が縁応力であるのに対して本モデルは骨材の埋込面積全てに対する平均的な値であるため、引張縁だけの局所的な値とは違いがあること、また、骨材は材料軸に対して若干の傾きを持つ場合があったことが挙げられる。しかし、本来的に多くの避けられない欠陥が存在し、GF_(WOF) よりも強度に対して敏感に作用していることが強度の相関係数が低い最大の理由であろう。

6. まとめ

本研究では、骨材とマトリックス間の噛み合いが、コンクリートの破壊エネルギー向上に作用するメカニズムを明らかにする第一歩として、以下に示す骨材周りの遷移帯の破壊に関するモデル構築と考察を行った。

(1) 骨材周りの微細な凹凸の高さを測定し、嵌合密度関数 $\Phi(\theta)$ を提案した。また遷移帯をラチスにモデル化して強度と関連する破壊指数を提案した。

(2) 骨材周りの $\Phi(\theta)$ とラチスモデルを併せたモデルにより、表面に凹凸を持つ骨材の破壊靱性試験結果の力学的性質(曲げ強度と破壊エネルギー)が概ね評価できることが分かった。

以上の結果より、本研究で提案したモデルによって、複雑な表面凹凸をもつ骨材の破壊エネルギーへの寄与を定量的に評価する糸口が捕まえられたと考えられる。今後は、本研究の結果の適応範囲を広げるために、表面凹凸がもっと広範囲にわたる標準偏差の高い骨材によって純引張試験を行う予定である。

参考文献

- 1) (社)コンクリート工学協会編：コンクリート工学，Vol. 43, No. 3, pp.64-69, 2005.3
- 2) 佐藤あゆみ，山田寛次，石山智：引張軟化曲線と引抜だばモデルによる新旧コンクリート界面の強度

と靱性の関係についての考察，日本建築学会構造系論文集，Vol. 74, No. 637, pp.417-424, 2009.3

- 3) 橋高義典，中村成春：高強度コンクリートの破壊パラメータに及ぼす粗骨材の影響，日本建築学会構造系論文集，No.490, pp.7-16, 1996.12
- 4) 清水大輔，名和真一，内田裕市，小柳洽：コンクリートの引張軟化特性に及ぼす骨材の影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.20, No.3, pp.57-162, 1998.6
- 5) 石黒覚：各種骨材を用いたコンクリートの破壊エネルギーと引張軟化曲線，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.20, No.3, pp.139-144, 1998.6
- 6) 中村成春，橋高義典，上村克郎，小西敏正：高強度コンクリート複合材の破壊に及ぼす骨材-マトリックスの相互作用に関する破壊力学的考察 その1 モード I 試験による予備的検討，日本建築学会学術講演梗概集 A, pp.373-374, 1992.8
- 7) 田嶋和樹，白井伸明，森泉和人：コンクリートの破壊挙動に及ぼす粗骨材の影響に関する引張軟化解析，コンクリート工学年次論文集，Vol.25, No.2, pp.175-180, 2003.7
- 8) 佐藤あゆみ，山田寛次，石山智：破面解析に基づく高さの確率密度関数を用いた新旧コンクリート界面における機械的性質の新しい評価指標，日本建築学会構造系論文集，Vol. 75, No. 655, pp.1587- 1594, 2010.9
- 9) 佐藤あゆみ，山田寛次，石山智：高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの打継ぎ界面の力学特性値と破面特徴量との関係，コンクリート工学年次論文集，Vol. 32, No. 2, pp.55-60, 2010.7
- 10) RILEM Draft Recommendation : Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-point bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.285-290, 1985
- 11) 内川浩，羽原俊祐，沢木大介：硬化モルタル及びコンクリート中の遷移帯厚さの評価並びに遷移帯厚さと強度の関係の検討，コンクリート工学論文集，Vol.4, No.2, pp.1-8, 1993.7
- 12) H. F. W. Taylor: Cement Chemistry 2nd ed., pp.351-2, Thomas Telford, 1997
- 13) 川村満紀，S. チャタジー：コンクリートの材料科学，森北出版，pp.83, 2002
- 14) D. Bonen: Calcium Hydroxide Deposition in the Near Interfacial Zone in Plain Concrete, Journal of American Ceramics Society, Vol.77, No.1, pp.193-196, 1994.01
- 15) 岡村甫，前川宏一：鉄筋コンクリートの非線形解析と構成則，技報堂，1991
- 16) 尾田十八，鶴崎 明，木田外明，山崎光悦：材料力学<応用編>，森北出版，pp.75-76, 2005